
N と B の含有量を制御した 80kg/mm² 級調質高張力鋼の溶接部破壊特性

Fracture Characteristics of Weld Bonds of Quenched and Tempered HT-80 Steel
Containing Controlled Amounts of Nitrogen and Boron

田中 康浩(Michihiro Tanaka) 腰塚 典明(Noriaki Koshizuka) 阿山 義也(Yoshiya Ayama) 赤秀 公造(Kozo Akahide) 徳久 正明(Masaaki Tokuhisa) 大橋 延夫(Nobuo Ohashi)

要旨：

溶接ボンド部の靱性を改良する目的で、N と B の含有量を適正值に制御した板厚 50mm の 80kg/mm² 級調質高張力鋼について、90kJ/cm までの入熱条件で製作したサブマージアーク溶接ボンド部の破壊特性を調査するため、シャルピー試験、切欠曲げ COD 試験および大型脆性破壊試験を実施した。その結果、75kJ/cm までの大入熱溶接ボンド部のシャルピー衝撃特性は、従来鋼に比べ大幅な靱性の改良がみられること、COD 試験やディープノッチ試験で求めた破壊靱性値は、60kJ/cm で溶接したボンドも従来鋼の 45kJ/cm のものと変わらず、破壊力学的検討結果も 60kJ/cm までの溶接は構造物の破壊に対する安全性を確保していることを示している。

Synopsis：

A new high tensile and high toughness HT-80 steel containing controlled amounts of nitrogen and boron has been developed. On the SAW weld parts of heat inputs up to 90kJ/cm for quenched and tempered 50 mm thick plate, fracture properties were evaluated using V-notch Charpy, machine-notched 3-point bend, and large size fracture toughness specimens. Charpy impact properties at weld bonds of heat inputs up to 75kJ/cm are largely improved over those of conventional steel. Fracture toughness values, COD and K_{IC}, obtained by 3-point bend test and large size fracture toughness test on weld bonds of 60kJ/cm heat input are the same as those of 45kJ/cm heat input for conventional steel. Results of the assessment of tolerable defect sizes for weld bonds under various design stress and temperature conditions show that structures of this steel welded with heat inputs up to 60kJ/cm are safe from brittle fracture.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

NとBの含有量を制御した 80 kg/mm² 級調質高張力鋼の溶接部の破壊特性

Fracture Characteristics of Weld Bonds of Quenched and Tempered HT-80 Steel Containing Controlled Amounts of Nitrogen and Boron

田 中 康 浩*

Michihiro Tanaka

腰 塚 典 明**

Noriaki Koshizuka

阿 山 義 也***

Yoshiya Ayama

赤 秀 公 造****

Kozo Akahide

徳 久 正 明*****

Masaaki Tokuhisa

大 橋 延 夫*****

Nobuo Ohashi

Synopsis:

A new high tensile and high toughness HT-80 steel containing controlled amounts of nitrogen and boron has been developed. On the SAW weld parts of heat inputs up to 90 kJ/cm for quenched and tempered 50 mm thick plate, fracture properties were evaluated using V-notch Charpy, machine-notched 3 point bend, and large size fracture toughness specimens.

Charpy impact properties at weld bonds of heat inputs up to 75 kJ/cm are largely improved over those of conventional steel. Fracture toughness values, COD and K_{IC}, obtained by 3-point bend test and large size fracture toughness test on weld bonds of 60 kJ/cm heat input are the same as those of 45 kJ/cm heat input for conventional steel.

Results of the assessment of tolerable defect sizes for weld bonds under various design stress and temperature conditions show that structures of this steel welded with heat inputs up to 60 kJ/cm are safe from brittle fracture.

1. 緒 言

調質高張力鋼の用途は陸上機器、土木構造物等の多岐にわたっており、構造物の低コスト化や軽量化のための主役をはたしている。当社の製品と

しては RIVER ACE シリーズとして各種の強度レベルの鋼材が市販され好評をえている。なかでも、その製造上技術的困難をともしう 80 kg/mm² 級調質高張力鋼 RIVER ACE K0 の極厚材についても安定して製造しうる技術を確立し¹⁾、橋梁等の土木構造物として 140 mm までの使用実績があ

* 技術研究所厚板研究室主任研究員

*** 技術研究所厚板研究室

***** 技術研究所溶接研究室

(昭和54年1月30日原稿受付)

** 技術研究所厚板研究室主任研究員

**** 技術研究所溶接研究室主任研究員

***** 技術研究所次長・工博

る。しかし調質高張力鋼の溶接熱影響部は、大入熱溶接のときのように冷却速度が遅い場合、靱性や強度が劣る組織となりやすいため溶接入熱量には制限が設けられている。とくに 80kg/mm^2 級高張力鋼の溶接熱影響部組織は、靱性、強度の両方面から、フェライト相を現出させず、細かいペーナイトとマルテンサイト状組織にすることが望ましい。このためには合金元素をある程度多量に添加する必要がある、このようにして大入熱溶接時の強度と靱性の劣化を防いだ鋼材が開発されている。しかし、このような鋼材は経済的に不利となるばかりでなく、溶接硬化性指数 (C 当量) や溶接われ感受性指数 (P_{CM} 値) が高くなるので、溶接われが起りやすくなる。そこで筆者らは、焼入性向上のために 80kg/mm^2 級高張力鋼に通常添加されている B が靱性に及ぼす影響を N との関連において詳細に検討し、これら 2 元素の含有量を適正に制御することにより、他の合金元素を多量に添加することなく低 C 当量で溶接部の靱性、耐溶接われ性が良好な鋼材を開発してきた²⁾。本報では実際に工場で製造されたこの種の鋼材の限界入熱量を明確にすると同時に、溶接構造物として使用された場合の破壊靱性値の定量的な評価を試みた。

2. 試験方法

供試材は Table 1 に示す化学成分と機械的性質をもつ板厚 50mm の転が製 80kg/mm^2 級調質高張力鋼 (RIVER ACE K0) である。A 鋼は B と N の含有量を制御した開発鋼であり、B 鋼は従来鋼である。これらの鋼板を Table 2 に示すような条

件でサブマージアーク溶接を行い継手を作製した。入熱量は 45kJ/cm , 60kJ/cm , 75kJ/cm , 90kJ/cm とし、X 開先継手を作製したが、 75kJ/cm 以下の溶接は K 開先継手も作製し、小型試験におけるボンドの靱性評価を正確に行うよう心かけた。

Fig. 1 に示す各位置で採取し、切欠をつけた試験片を用い V ノッチシャルピー試験を行うとともにボンドの靱性を定量的に評価するため厚さ 10mm の小型切欠 3 点曲げ (COD) 試験を行い破壊靱性 (き裂開口変位 δ) 値を求めた。COD 試験片の形状および寸法を Fig. 2 に示す。COD 試験片の切欠先端は 0.15mm 幅の機械切欠とした。実際の構造物の靱性を論ずる場合は、COD 試験片の切欠は疲労切欠による試験結果を用いるべきであるが、溶接部の場合には切欠位置の任意性や切欠深さの均一性において難点があるので採用しなかった。しかし母材について行った試験結果³⁾や、日本溶接協会鉄鋼部会 TM 委員会の資料⁴⁾から、 80kg/mm^2 級高張力鋼の場合、 δ の値が比較的小さい領域では、機械切欠による試験の結果を 35°C 高温に移行させることにより疲労切欠試験の結果を推定できることが明らかにされているので、これを適用することとした。さらに実際の構造物に存在する欠陥を考慮し、X 開先の溶接継手の全厚試験片について COD 試験、ディープノッチ試験を行ったほか、入熱量 60kJ/cm の継手については角変形、表面切欠付広幅引張試験も行った。これら全厚試験片の溶接条件の例を Fig. 3 に示す。ディープノッチ試験片は幅 400mm、切欠長さ 160mm の中央切欠付であり、1200t テストリグで試験を行った。また、広幅引張試験片は幅 800mm、角変形量 $15/1000\text{mm}$ 、切欠深さ 10mm、長さ 160mm であり、8000t デ

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties at 1/4 thickness of steel plates used (Wt%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Alsol	B	N
A	0.11	0.26	0.81	0.015	0.006	0.24	0.92	0.48	0.44	0.04	0.049	0.0009	0.0033
B	0.11	0.22	0.75	0.013	0.008	0.23	1.00	0.46	0.45	0.03	0.055	0.0019	0.0052

Steel	Thickness (mm)	Direction	YP (kg/mm ²)	TS (kg/mm ²)	El (%)	$\sqrt{E_{40}}$ (kg·m)	$\sqrt{Tr_{10}}$ (°C)
A	50	L	84.4	87.9	27	22.1	-108
B	50	L	79.7	84.2	26	23.0	111

Table 2 Welding conditions for small size tests

	Welding materials	Shape of groove	Pass No.	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)	Preheat temp. (°C)	Interpass temp. (°C)
45kJ/cm	KW 103B		1	520	26	20	41	100	150
			2	7	600	32	25		
	KB 80C		Gouging				45		
60kJ/cm	KW 103B		1	750	32	24	60	100	150
			2	6	800	34	27		
	KB 80C		Gouging				60		
75kJ/cm	KW 103B		1	750	33	20	74	100	150
			2	5	850	34	23		
	KB 80C		Gouging				75		
90kJ/cm	KW 103B		1	1300	32	28	89	100	100
			2	1000	40	26	92		
	KB 80C		Gouging				89		
			3	1300	32	28	89		
			4	1000	40	26	92		

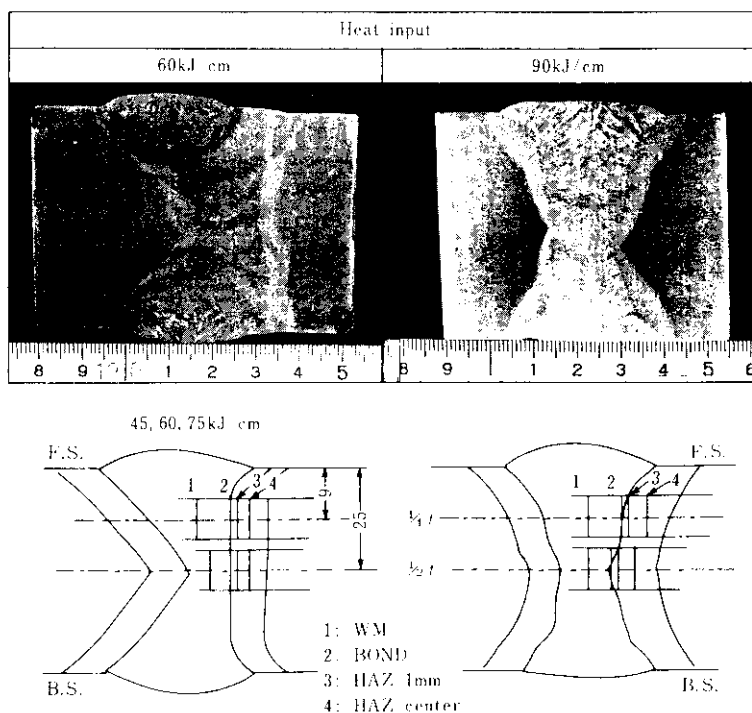


Fig.1 Location of notch in Charpy specimen in contrast with macro-structure

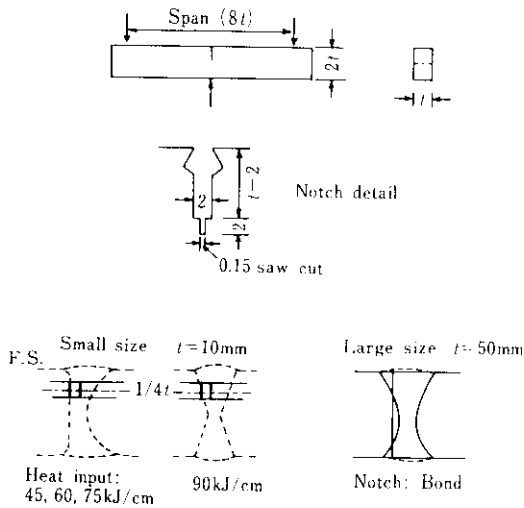


Fig. 2 Geometry of notched bend COD test specimen

ストリグを用い試験を行った。これらの試験片の形状を Fig. 4 に示す。なお、各種データの解析に必要となる低温 ($T^{\circ}\text{C}$) における降伏応力 σ_Y は次式⁵⁾

$$\sigma_y = \sigma_{y0} \exp \left[\left(329.6 - 66.5 \ln \sigma_{y0} \right) \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{293} \right) \right] \quad \dots\dots\dots (1)$$

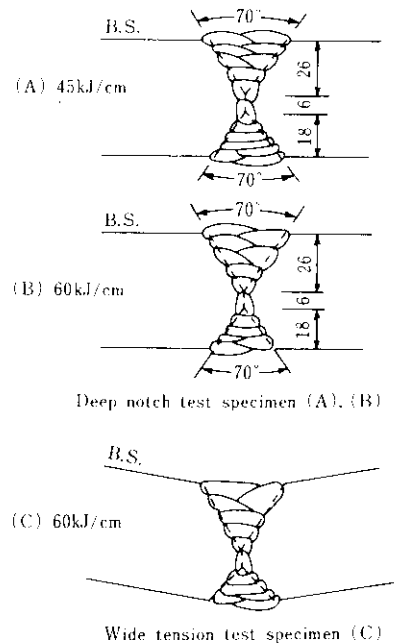


Fig. 3 Welding conditions for large scale tests

にしたがって室温 (20°C) における降伏応力 σ_{y0} からの推定値を用いた。なお、ボンド部の降伏応力は母材の値を準用した。

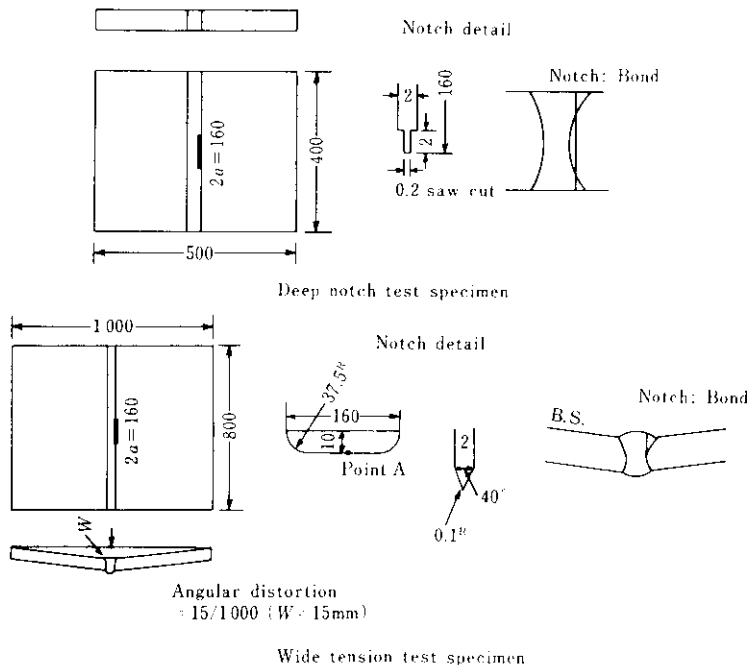


Fig. 4 Geometries of deep notch test and wide tension test specimens

さらに、調質高張力鋼で問題となる溶接熱影響部(HAZ)の局部軟化の程度をみるため、溶接部の硬さ分布の測定(ビッカース硬さ、10kg荷重)とJIS 3121に従った溶接部引張試験を行った。また、応力除去焼鈍(SR)による材質変化をみるため、45~75kJ/cmの入熱量で溶接した継手について、600°C、2hのSR処理をし、シャルピー試験とCOD試験を行った。

3. 試験結果

3・1 靱 性

Fig. 5にA鋼およびB鋼について45, 60kJ/cmの入熱で溶接した継手の1/4t部の溶接金属(WM)、ボンド(BOND)、ボンドから1mm離れた溶接熱影響部(HAZ 1)、HAZ中央(HAZ C)についてのシャルピー遷移曲線を示す。この図からボンド部の切欠靱性が溶接部では最も悪いこと、入熱45, 60kJ/cmの溶接部とも概してB鋼よりA鋼の方が切欠靱性がよいことがわかる。Fig. 6はボンド部の0°Cにおけるシャルピー吸収エネルギー νE_0 と溶接入熱量の関係を示したものである。A鋼の1/4t部の νE_0 は入熱量が45kJ/cmから75kJ/cmの範囲で5kg・m以上を

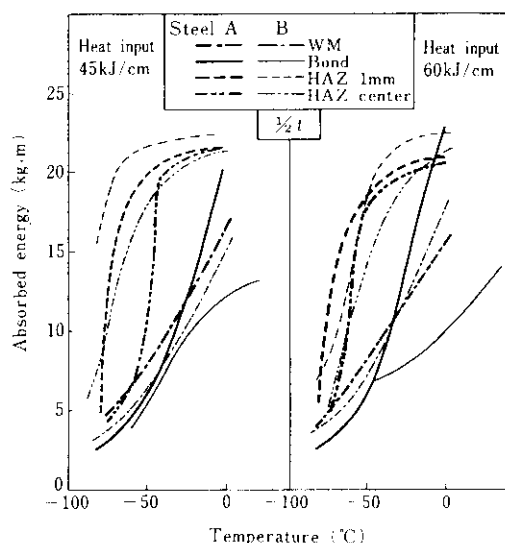


Fig. 5 Charpy transition curves for welded parts of steels, A and B, with various notch locations

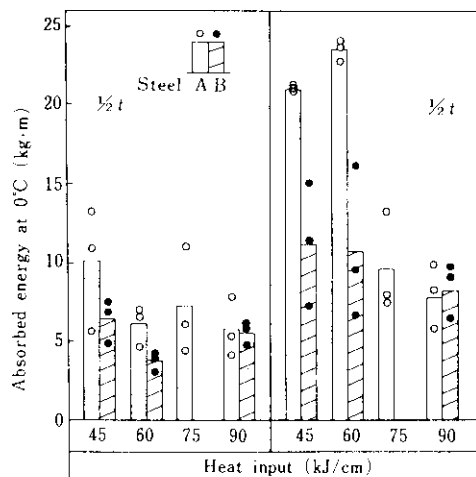


Fig. 6 Effect of weld heat input on Charpy absorbed energy at 0°C for weld bonds of steels A and B

確保しているが、B鋼では60kJ/cmの入熱で3.8 kg・mと低下している。この傾向は1/2t部についても同様であるが、多層溶接による多重熱サイクルをうけるため νE_0 は大幅に上昇している。

Fig. 7の上段は60kJ/cmの入熱で溶接されたA鋼とB鋼のボンド部の組織を示している。A鋼はlath内にセメントライトが析出した下部ベーナイト組織であるが、B鋼はlath幅も広く、その境界にマルテンサイトが残った粗い上部ベーナイト組織である。Fig. 7下段は75kJ/cmで溶接されたA鋼のボンド組織であり、やはり下部ベーナイト組織が主体となっているが、かなりの割合で粗い上部ベーナイト組織が混在している。前述のように、入熱60kJ/cm以上の溶接ボンド部の靱性はA鋼のほうがB鋼より優れており、それはこの組織観察の結果とも一致している。

このような結果に基づき、以後の試験は主としてA鋼について行い、B鋼についての試験は比較、参考程度にとどめることとした。

Fig. 8は入熱量を45kJ/cmから90kJ/cmにまで変化させた場合のA鋼ボンド部の小型COD試験結果を、母材の試験結果および従来鋼の限界条件と考えられる45kJ/cmの入熱で溶接したB鋼ボンド部の結果を対応させて示したものである。限界COD(δ_c)の値は、試験片の切欠端部でクリップゲージを用いて求めた限界開口量 V_c を次式⁶⁾に

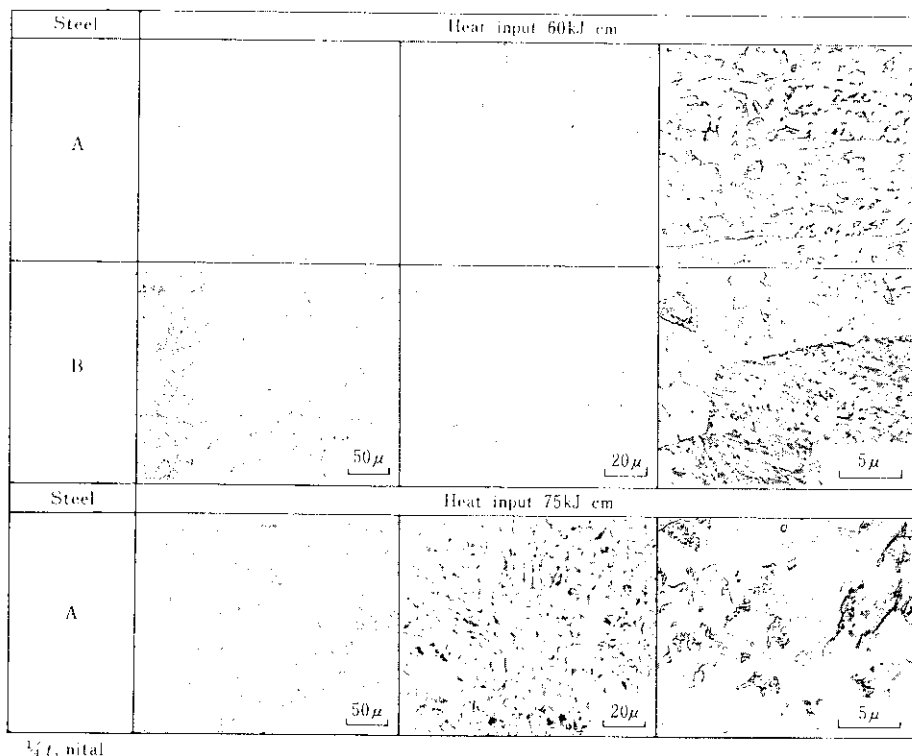
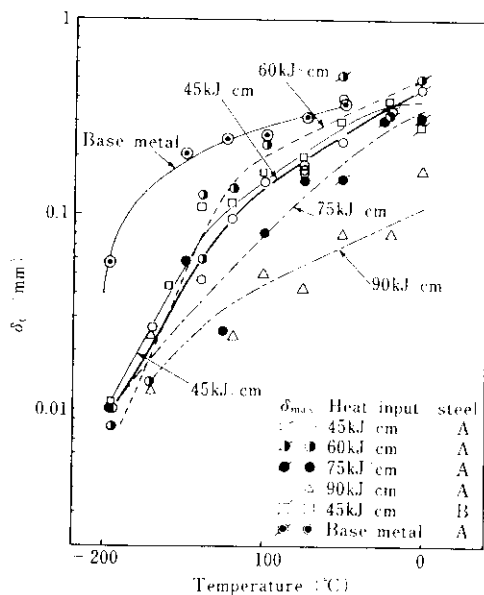


Fig.7 Optical and electron micro structures of weld bonds

Fig.8 Plot of critical COD, δ_c , against test temperature for weld bonds

よって切欠先端部の値に換算することによって求めた。

$$\begin{aligned}
 & V_c \geq 2\gamma\sigma_s W(1-\nu^2)/E \text{ のとき} \\
 & \delta_c = \frac{0.45(W-a)}{0.45W + 0.55a + z} \cdot \left[V_c - \frac{\gamma\sigma_s W(1-\nu^2)}{E} \right] \quad \dots (2) \\
 & V_c < 2\gamma\sigma_s W(1-\nu^2)/E \text{ のとき} \\
 & \delta_c = \frac{0.45(W-a)}{0.45W + 0.55a + z} \cdot \left[\frac{V_c^2 E}{4\gamma\sigma_s W(1-\nu^2)} \right]
 \end{aligned}$$

ただし、 W は試験片幅、 a は切欠長さ、 σ_s は試験温度における降伏応力、 z はクリップゲージ取り付けのためのナイフエッジの厚さ、 E はヤング率、 ν はポアソン比、 γ は a/W により与えられる定数である。入熱量の増加とともに溶接ボンド部の δ_c は劣化する傾向がみられるが、A鋼の60kJ/cmの溶接ボンドは、A・B両鋼の45kJ/cmの溶接ボンドと同等の値を示している。試験片の寸法効果を

みるために行ったA鋼のX間先継手の全厚 COD 試験の結果を、小型 COD 試験の結果と比較して Fig. 9 に示す。全厚試験の結果でも、45kJ/cm と 60kJ/cm の溶接ボンド部の δ_c の差はみられない。なお、試験片の寸法効果は δ_c の大きな領域ではみられないが、脆性破壊に対して実用上問題となる δ_c が 0.02mm 程度のときは大型全厚材の方がおよそ 15°C 高温側に移行しており、母材に関する既報の結果⁴⁾とも大体一致している。

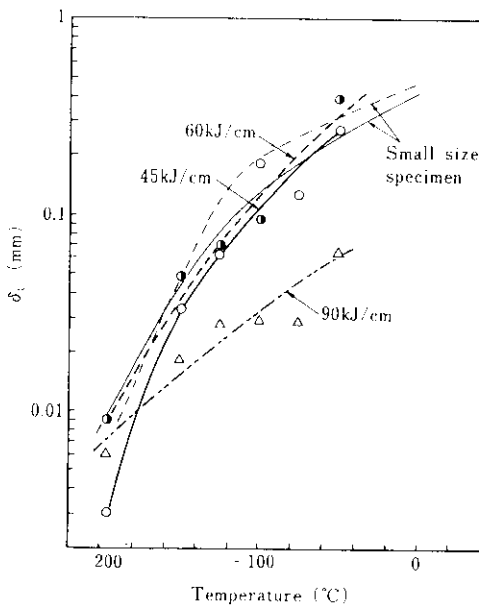


Fig. 9 Plot of critical COD, δ_c measured by large and small COD test specimens against test temperature for weld bonds of steel A

Fig. 10 は、A 鋼の大入熱溶接ボンド部についての中央切欠型ディープノッチ試験結果を、 K_{IC} と絶対温度の逆数 $1/T$ との関係で示したものであり、比較のため B 鋼 45kJ/cm ボンド部の試験結果を合わせて示してある。なお、 K_{IC} 値は次式で求めた。

$$K_{IC} = \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W}} \quad \dots\dots (3)$$

ここで、 σ は応力、 $2a$ は切欠長さ、 $2W$ は試験片幅である。A 鋼のボンド部の破壊靱性は入熱量の増加により低下する傾向があり、60kJ/cm 溶接ボンド部ですでに低下する傾向がみられている。しかし A 鋼 60kJ/cm 溶接ボンド部の破壊靱性は、B 鋼 45kJ/cm 溶接ボンド部の値と大きな差はないと

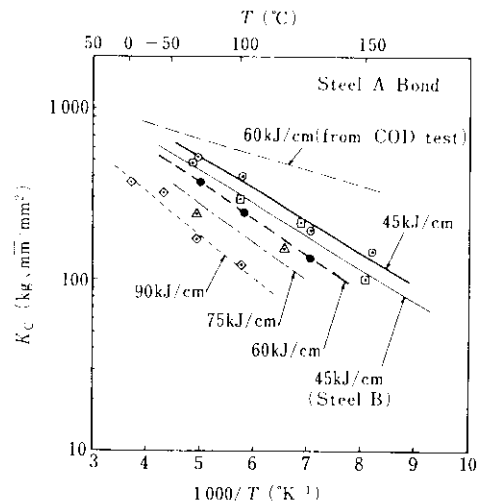


Fig. 10 Results of deep notch tests for weld bonds of steel A and steel B

いえる。また Fig. 10 には、全厚 COD 試験で得られた 60kJ/cm ボンド部の δ_c を

$$K_{IC} = \sqrt{E \cdot \sigma_y \cdot \delta_c} \quad \dots\dots (4)$$

により K_{IC} に換算し、この値と $1/T$ との関係も示す。 δ_c から変換した K_{IC} はディープノッチ試験から求めた K_{IC} よりかなり上方に位置し、低温側ではその差が大きくなる。この差が生ずる原因は、ディープノッチ試験片に存在する溶接残留応力によるものと考えられる。一方、A 鋼についてのディープノッチ試験と全厚 COD 試験で得られた δ_c の比較を Fig. 11 に示す。ディープノッチ試験片で計測したクリップゲージ変位から切欠先端での COD への換算は、DB モデルの解析式⁷⁾を用いた。Fig. 10 でみられた K_{IC} に関する傾向と同様にディープノッチ試験により得られる δ_c は、COD 試験で得られる δ_c より高温側に位置している。ディープノッチ試験のような引張荷重と COD 試験のような曲げ試験とで得られる δ_c に対しての荷重様式による影響はないとみなせる⁴⁾ので、この差は大型のディープノッチ試験片に存在する溶接残留応力によるものと考えられる。ディープノッチ試験で得られる δ_c は、0.05mm 以下の低 δ_c 領域では溶接残留応力によって小型試験片で得られる δ_c より 20°~50°C 高温側に移行しているといえる。

Table 3 に A 鋼の 60kJ/cm、角変形つき溶接継手について、切欠最深部先端が溶接ボンド部に---

Table 3 Results of wide tension test for weld bond (60kJ/cm) of steel A

Symbol	Angular distortion (mm/mm)	Notch		Test temp. (°C)	Fracture load (t)	Gross stress (kg/mm ²)	Stress at notch		Fracture toughness * K_{IC} (kg/mm ^{3/2})
		Length (mm)	Depth (mm)				Bend (kg/mm ²)	Tension (kg/mm ²)	
L-1	18/1000	160	13.8	-70	1310	32.7	24.7	31.6	316
L-2	10/1000	160	13.8	-35	2240	56.6	33.6	53.4	492
L-3	17/1000	160	13.9	0	2660	67.1	40.0	67.1	607

* K_{IC} values calculated for point A of surface crack shown in Fig. 4

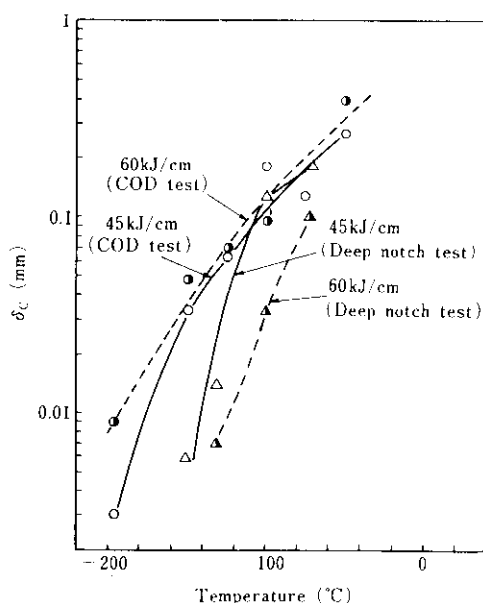


Fig. 11 Comparison of δ_C - T curves measured by deep notch test and COD test specimens for weld bonds of steel A

致するような表面切欠をもつ広幅試験片の低温引張試験結果を示す。 K_{IC} の計算は、表面切欠最深部A点 (Fig. 4 参照)の値をA.S.Kobayashiらの解⁸⁾にしたがい征矢⁹⁾が整理した次式によって求めた。

$$K_{IC} = (M_T \sigma_t + M_B \sigma_b) \sqrt{\frac{\pi a}{\Phi}} \quad \cdots (5)$$

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} \left[1 - \left(1 - \frac{a^2}{c^2} \right) \sin^2 \theta \right]^{1/2} d\theta$$

ここで、 σ_t は歪ゲージによる測定値から推定した切欠部における引張応力 (負荷応力 σ_g との差が 3kg/mm^2 以上ある場合は σ_g を採用)、 σ_b は切欠部における曲げ応力、 M_T および M_B は引張および

曲げ応力に対する補正係数、 $2a$ は表面切欠の長さ、 c は表面切欠の深さである。この試験結果から求めた K_{IC} の $1/T$ に対する変化を先に求めたディープノッチ試験結果と合わせて Fig. 12 に示す。広幅引張試験とディープノッチ試験で求めた K_{IC} の対数と $1/T$ は直線関係にあり、(6) 式が成り立っている。

$$K_{IC} = 3072 e^{-442/T} \quad \cdots (6)$$

この関係を用いて、溶接構造物の設計において使用される応力、温度とその場合に許容される板厚に貫通する欠陥の長さ $2a$ の関係を求めると Fig. 13 のようになる。A 鋼の 60kJ/cm 溶接部は、たとえば LPG 用の圧力容器として使用される場合、その設計条件を -45°C において $\sigma_y/2.5$ の応力を考えると、 $2a=150\text{mm}$ までの溶接欠陥が存在しても、脆性破壊に対しては安全であるといえる。

3.2 HAZ の軟化

調質高張力鋼を大入熱で溶接した場合、その熱影響部の変態温度以上に加熱されたところは溶接

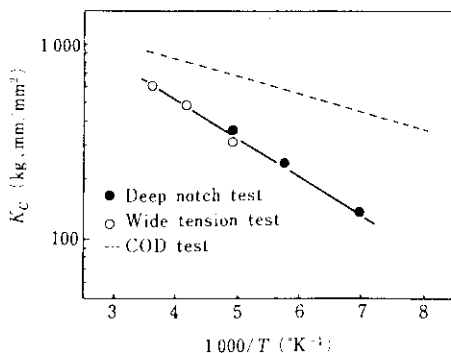


Fig. 12 Relation between fracture toughness K_{IC} and temperature $1/T$ for weld bond of steel A (60kJ/cm)

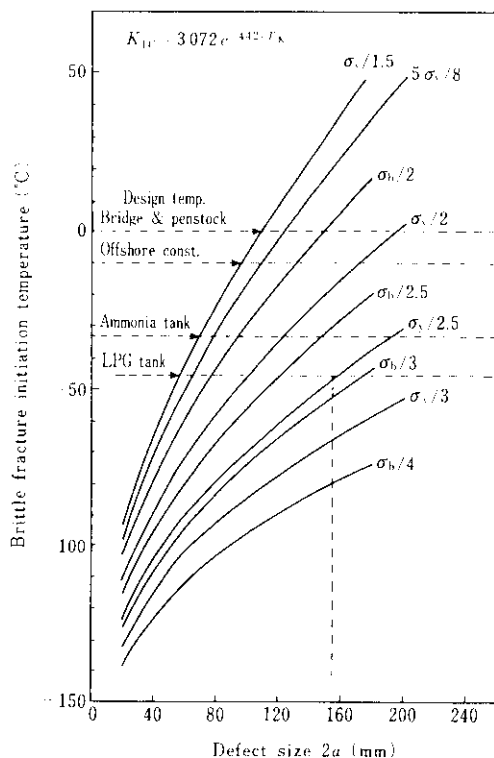


Fig. 13 Relation among brittle fracture initiation temperature, defect size and applied stress for weld bond of steel A (60 kJ/cm)

後の冷却によりマルテンサイト化するが、焼もどし温度以上で変態温度以下に加熱された領域は軟化する。Fig. 14に種々の入熱量で溶接した継手部の硬さ分布を示す。概してA鋼の方が軟化領域が狭い。しかし、A鋼でも75kJ/cmの溶接ではHAZの幅も広く軟化領域も広がっている。Fig. 15にJIS A1号引張試験片による溶接部の引張試験結果を示す。A鋼、B鋼ともに溶接入熱量の増加に伴い溶接部強度は低下し、A鋼の75kJ/cmでは規格強度80kg/mm²を下まわる結果を示している。なお、引張試験片の平行部にはHAZが6mm以上含まれていたが、破断位置はすべて溶接金属部であり、軟化領域が強度的に問題となるようなことはなかった。しかし、溶接部においては疲労き裂が軟化領域を選択的に伝播する現象もみられており¹⁰⁾、繰返し応力をうける構造物においては注意する必要がある。

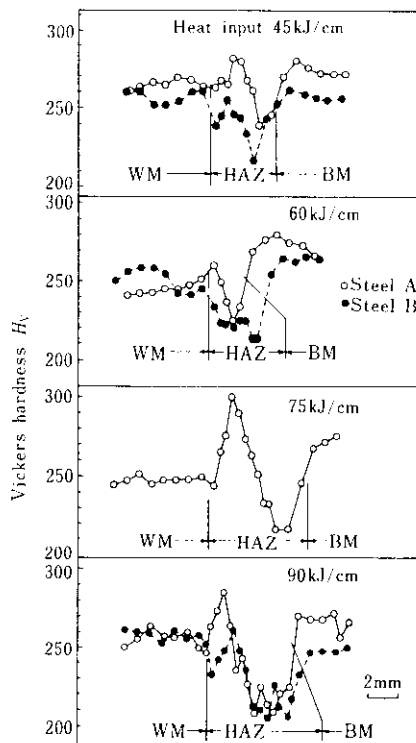


Fig. 14 Distribution of hardness in weld at $\frac{1}{2}t$ parts of steels A and B with various heat inputs

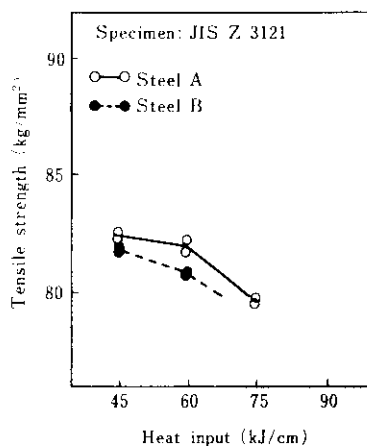


Fig. 15 Relations between tensile strength and weld heat input for steels A and B

3・3 応力除去焼鈍(SR)の効果

調質高張力鋼溶接部は、焼もどし温度近傍まで再加熱されるSR処理によって材質が変化する可能性がある。A鋼60kJ/cm溶接金属部とボンド部

を SR 処理したときの 0°C におけるシャルピー吸収エネルギー $\sqrt{E_0}$ の変化を Fig. 16 に示す。一部を除いて $\sqrt{E_0}$ は SR 処理により向上していることがわかる。また、Fig. 17 に A 鋼について 45kJ/cm と 60kJ/cm 溶接ボンド部の δ_c の温度依存性の SR による変化を示すが、いずれも SR 処理による材質変化は少ないといえる。

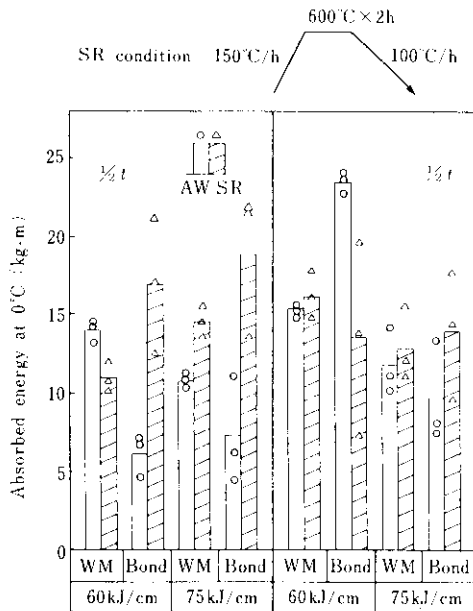


Fig. 16 Effect of stress relief annealing on Charpy absorbed energy for weld metals and weld bonds of steel A

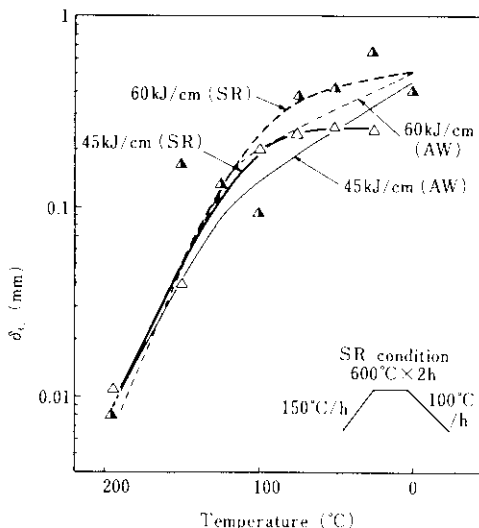


Fig. 17 Effect of stress relief annealing on critical COD, δ_c , for weld bonds of steel A (45 and 60 kJ/cm)

4. 溶接ボンド部の破壊靱性の評価

80kg/mm^2 級調質高張力鋼の大入熱溶接部の構造物としての使用限界を明確にするため、その靱性について定量的な評価を試みた。一般に溶接構造物が脆性破壊を起こすのは溶接部に存在する欠陥（切欠）を起点とし、外的条件すなわち応力や温度が特定の条件になることが前提である。したがって、構造物が供用される温度や応力条件がわかっている場合は、脆性破壊を防ぐため許容される欠陥の大きさを把握しておくことが安全上必要である。

無限板の一樣応力場に単一切欠が存在すると考える Dugdal-Barenbrat (D-B) モデルを用いれば、所定温度で得られた δ_c 値から設計応力レベルに対応してその温度での許容欠陥寸法を求めることができる。D-B モデルにおけるき裂先端の COD, δ は

$$\delta = \frac{8a\sigma_y}{\pi E} \ln \left\{ \sec \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right) \right\} \quad \text{----- (7)}$$

で与えられる¹¹⁾。ここで、 E はヤング率、 $2a$ は欠陥寸法、 σ_y は降伏応力、 σ は負荷応力である。小型 COD 試験片で計算された δ_c を実際に構造物に適用する場合、前述のように切欠鋭さの補正を 35°C 、寸法効果の補正を 15°C 高温側に移行させ考える必要がある。また SR 処理が不可能な溶接構造物では、その溶接部には残留応力が存在するのでその影響を考える必要があり、その補正量は単純な突合せ継手の場合、Fig. 11 の実測値を平均的に 30°C とみなし高温側へ移行させておけばよい。使用応力 σ を $\sigma_y/2.5$ と仮定し、種々の入熱量の溶接継手について 0°C 、 -35°C 、 -45°C でボンド部に存在することが許容される欠陥の寸法を Tabl 4 に示す。日本建築学会超音波探傷検査規準¹²⁾にしたがえば、板厚 50mm の場合は $2a=48\text{mm}$ の欠陥まで検知可能としているので、これを一つの目安と考えれば、A 鋼溶接ボンドが -45°C で使用される場合は入熱 75kJ/cm までの溶接が認められることになる。

一方、Burdekin ら¹³⁾ は溶接構造物における集中ひずみ量と安全性を確保するうえで必要な限界 COD 値の関係をデザイン曲線として与えている。

Table 4 Tolerable defect sizes for weld bonds of steels A and B at various temperatures

Steel	Heat input (kJ/cm)	Tolerable defect sizes 2a at various temperatures (mm)					
		0 °C		35 °C		45 °C	
		With R.S.	Without R.S.	With R.S.	Without R.S.	With R.S.	Without R.S.
A	45	196	290	124	194	102	174
	60	274	366	194	274	156	252
	75	124	204	68	120	56	102
	90	56	64	44	58	42	56
B	45	218	312	144	210	120	188

R.S.: Welding residual stress

この思想は British Standard に反映され、この曲線を用いて逆に許容される溶接欠陥寸法を規定する動向がある¹⁴⁾。日本においても日本鋼構造協会(JSSC)の共同研究¹⁵⁾や、日本溶接協会 WSD 委員会¹⁶⁾による規格化の動きがみられている。これらのデザイン曲線をまとめて Fig. 18 に示す。図中には Dugdale モデルについて Burdekin ら¹⁷⁾が提示した式を用い、ひずみ計測時の標点距離と切欠長さの比 y/a を変化させた場合の無次元化 COD $\Phi (= \delta/2\pi e_y a, e_y: 降伏ひずみ)$ と相対ひずみ

e/e_y の関係を計算して併記した。Burdekin ら¹³⁾ および JSSC¹⁵⁾ は軟鋼に関しての実験値のパラッキのはば上限をデザイン曲線として提案しており、また WSD 委員会¹⁶⁾は Dugdale モデルに基づき y/a を 2 とするような近似式を理論的に検討、デザイン曲線として提案している。そして、これらのデザイン曲線はいずれも $e/e_y > 1$ となるような比較的大きなひずみ集中がある場合の扱いをねらったものであるが、JSSC の曲線以外は $e/e_y \leq 1$ でももちろん有効であるとされている。さらに、

Fig. 18 の低ひずみ領域でみられるように、Dugdale モデルによる理論曲線はデザイン曲線の下側にある。すなわちデザイン曲線は安全側の評価を与えていることになり、低ひずみ領域での適用も可能である。したがってこれらのデザイン曲線を用いれば、所定のひずみ集中部で必要とする構造部材の Φ を読みとることができる。さらに、その部材の限界 COD 値 δ_c から、破壊をせずに安定に存在することが許容される欠陥の寸法 $2a$ を算出できることになる。ひずみ量 e としては、設計時に考慮することができる外力や拘束力など構造部材に生ずる 1 次ひずみと溶接残留応力等により生ずる 2 次ひずみを対象とし、これらを加算したものをを用いることになる。そこで、これらのデザイン曲線を比較するため、設計ひずみ $\sigma_y/2.5E$ のみが加えられている状態を想定し、 -45°C における A 鋼および B 鋼の各種溶接継手について許容欠陥寸法 $2a$ を求めた。その結果を Table 5 に示す。これらの計算において用いた δ_c 値は前述の Table 4 のときと同様に切欠の鋭さおよび寸法効果を補正している。Table 5 からわかるように、求められた許

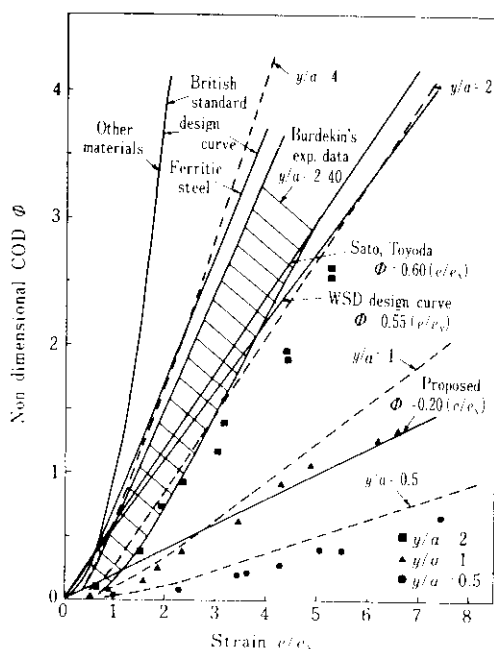


Fig. 18 Relation between non dimensional COD Φ ($= \delta/2\pi e_y a$) and strain e/e_y for various design curves

Table 5 Tolerable defect sizes for weld bonds of steel A at -45°C evaluated according to various design curves

Tolerable defect sizes $2a$ (mm)						
Design curve	British Standard	WSD Committee	Proposed for HT 80			
Design strain	$0.4e_y$	$0.4e_y$	$0.4e_y$			
Residual strain	0	0	0	$0.2e_y$	e_y	
A	45kJ/cm	78	64	172	116	50
	60kJ/cm	110	90	244	164	70
	75kJ/cm	48	38	106	72	32
	90kJ/cm	22	18	50	26	14
B	45kJ/cm	82	68	190	124	52

容欠陥寸法は先に求めた Fig. 13 の結果あるいは Table 4 の結果に対して $1/2-1/3$ の値となる。この原因は、安全側でおさえているデザイン曲線の性格にもよるが、軟鋼についての実験点に基づいて定めたデザイン曲線を用いたことに一因があると考え、厚さ 25mm の 80kg/mm² 級鋼についてデザイン曲線を作成するための実験を行った。試験片幅 400mm に対し 40mm の切欠をつけ、 $y/a=0.5, 1, 2$ としてひずみを測定すると同時に COD を計測した。クリップゲージ変位の COD への換算はディープノッチ試験片と同様⁷⁾ に扱っている。80 kg/mm² 級鋼の場合の実測値は Dugdale モデルの理論曲線よりかなり下方に位置しているといえる。そこで 80kg/mm² 級鋼 HT-80 については、前述の Fig. 13 の K_C 値に関する実験あるいは Table 4 の D-B モデルに基づく計算結果にこの実測値が低ひずみ領域でも合致すべきであると考え、それを延長した $y/a=1$ のときに近い直線 $\phi=0.2(e/e_y)$ がデザイン曲線というより破壊基準曲線として成立すると仮定した。そして、設計ひずみ $\sigma_y/2.5E$ に対して溶接による残留ひずみがない場合および $0.2e_y$ と e_y の溶接残留ひずみがある場合の 3 レベルについて許容欠陥寸法を求めた。その結果を Table 5 に併記した。当然のことながら先に求めた δ_c または K_C による値によく一致しているといえる。デザイン曲線が鋼材の強度レベルあるいは延性によって変わるべきものかどうかについてはさらに詳細な実験により検討すべき課題である

が、この曲線を用いて球形タンクなど圧力容器のシェル部やノズル部について Burdekin ら¹³⁾ が与えているひずみ集中時の許容欠陥寸法を、A 鋼の各種入熱条件で製作された溶接ボンド部について求めてみた。これらをまとめて Table 6 に示す。もちろん圧力容器の施工において貫通欠陥の存在は考えられないので、埋没欠陥あるいは表面欠陥の寸法に換算しなおして検討する必要がある。貫通切欠、埋没切欠、表面切欠など相互間の関係は、それぞれの切欠の K 値に関する切欠形状補正係数を消去することにより求めることができる^{14, 16)}。A 鋼を 60kJ/cm 以下の入熱で溶接し、ボンドが圧力容器のノズル取付部に存在すると仮定した場合に、耐圧試験時に破壊が生じない限界の貫通欠陥の長さ $2a$ は 10mm であり、これは鋼板の厚さを 50mm と考えると、幅 2W が 10mm、長さ $2a$ が 250mm の楕円形埋没欠陥、または深さ c が 5mm、長さ $2a$ が 35mm の表面欠陥に相当することになる。しかし、75kJ/cm の溶接では存在が許容される貫通欠陥の長さは 6mm であり、深さ 5mm の表面欠陥に換算しても長さ 8.5mm にしかならない。これらの計算はかなり大膽な仮定のもとに行われたものであり、絶対値についての信頼性に欠ける。

Table 6 Tolerable defect sizes for steel A weld bonds located in shell and nozzle of pressure vessel at -45°C

		Estimated strain	ϕ from design curve for HT-80	Tolerable defect sizes $2a$ at -45°C , mm		
				45kJ/cm	60kJ/cm	75kJ/cm
				$\delta_c = 0.146\text{mm}$	$\delta_c = 0.210\text{mm}$	$\delta_s = 0.084\text{mm}$
Design condition for shell	SR	0.67	0.134	105	151	60
	AW	2.0	0.4	35	50	20
Proof test condition for shell	SR	0.87	0.174	81	116	46
	AW	2.0	0.4	35	50	20
Design condition for nozzle	SR	2.0	0.4	35	50	20
	AW	3.0	0.6	23	34	14
Proof test condition for nozzle	SR	6.0	1.2	12	17	7
	AW	7.0	1.4	10	14	6

Through thickness defect of 10mm length ($2a$) is equivalent to embedded defect of 10mm width ($2b$) and 250mm length ($2a$) or surface defect of 5mm depth (b) and 35mm length ($2a$)

しかし、従来から用いられている鋼材および溶接条件を容認する本結論を妥当なものと考えても、NとBの含有量を制御して開発された新80kg/mm²級鋼については、压力容器のようにひずみ集中がはげしい構造物への大入熱溶接の適用は60kJ/cmが一つの限界であるといえよう。

5. 総 括

溶接ボンド部の靱性を改良する目的で、NとBの含有量を適正值に制御した板厚50mmの新80kg/mm²級調質高張力鋼を開発した。種々の入熱条件で製作したサブマージアーク溶接部の破壊特性をシャルピー試験、切欠曲げCOD試験および大型脆性破壊試験で調査し、つぎの結果を得た。
(1) 75kJ/cmまでの大入熱溶接ボンド部のシャルピー衝撃特性は、従来鋼に比べ大幅な靱性の改良がみられ、とくに $\frac{1}{2}t$ 部における靱性改善が著し

い。

(2) COD試験やディープノッチ試験により求めた新開発鋼の60kJ/cm溶接ボンド部の破壊靱性値は従来鋼の45kJ/cm溶接ボンド部のそれと大差ないが、さらに入熱量が増加すると靱性が劣化する傾向がみられる。

(3) 新開発鋼の60kJ/cm溶接ボンド部の大型脆性破壊試験で求められる破壊靱性 K_{IC} は、温度 T (°K)との間に $K_{IC}=3072e^{-442/T}$ の関係がある。

(4) 新開発鋼についての溶接部の硬さ分布は45kJ/cmと60kJ/cmの入熱では大差ないが、75kJ/cmでは熱影響部の幅が広く、軟化領域も広くなる。また、応力除去焼鈍による靱性の劣化は認められなかった。

(5) 破壊力学的手法により各種使用条件を仮定して許容欠陥寸法を解析した結果、新開発鋼の溶接継手は60kJ/cmの入熱でも構造物として十分耐えることがわかった。

参 考 文 献

- 1) 船越、坪井、安田、猪又、青木：川崎製鉄技報，4 (1972)，406
- 2) 腰塚、田中、赤秀、船越、大橋：鉄と鋼，63 (1977)，A37
- 3) 阿山、腰塚、田中、大橋：川崎製鉄技術研究所技術資料，(1977)
- 4) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会TM委員会共同研究総合報告書，(1975)
- 5) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会BE委員会共同研究総合報告書，(1975)
- 6) British Standard: DD19, (1972)
- 7) 酒井、飯野：日本造船学会論文集，127 (1970)，227
- 8) R.C.Shah and A.S.Kobayashi: ASTM STP 513, (1972)
- 9) 征矢、柏村、荻原、佐藤、三波：日本造船学会論文集，140 (1976)，223
- 10) M.Tanaka, A.Narumoto and T.Funakoshi: IIW XIII-780 75, (1975)
- 11) B.A.Bilby, A.H.Cottrell and K.H.Swinden: Proc. Roy. Soc., A272 (1963)，304
- 12) 日本建築学会：鋼構造建築溶接部の超音波探傷検査基準，(1973)
- 13) F.M.Burdekin and M.G.Dawes: Conf. Pract. Appl. of Fract. Mech. to Pressure Vessel Technology, (1971)，28
- 14) British Standard Institution: Draft Standard Rules for the Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints, (1976)，37
- 15) 佐藤、豊田、岡本：JSSC，12 (1976)，37
- 16) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会WSD委員会共同研究報告書，(1976)
- 17) F.M.Burdekin and D.E.W.Stone: J.Strain Analysis, 1 (1966)，145

